

## MODELO NUMÉRICO PARA EL ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO DE MATERIALES CEMENTICIOS REFORZADOS CON FIBRAS NATURALES

Gonzalo Ruano<sup>a</sup>, Sergio Oller<sup>b</sup>, Liz G. Nallim<sup>a</sup> y Juan Vera<sup>a</sup>

<sup>a</sup>ICMASa, INIQUI (CONICET), Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Salta, Avda.  
Bolivia 5150, 4400 Salta, Argentina, <http://www.ing.unsa.edu.ar>

<sup>b</sup>CIMNE. Departamento de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería,  
Universidad Politécnica de Cataluña, Campus Norte UPC, Gran Capitán S/N, 08034  
Barcelona, España, [sergio.oller@upc.edu](mailto:sergio.oller@upc.edu), <http://www.cimne.upc.es>

**Palabras clave:** Fibras naturales, hormigón reforzado con fibras.

**Resumen.** Las fibras naturales constituyen un recurso renovable y económico. En algunos casos son el desecho de alguna agroindustria sin ningún fin útil. Las fibras naturales tienen buena resistencia mecánica a tracción y módulo de elasticidad del orden del hormigón. La combinación de estas fibras con un material de cemento portland puede dar lugar a un material eco-amigable con propiedades mejoradas tanto mecánicas como térmicas. En el presente trabajo se modela el comportamiento mecánico de compuestos de matriz cementícea y fibras naturales. Teniendo en cuenta que la longitud del refuerzo es un parámetro determinante, se compara el aporte considerando que el mencionado refuerzo trabaja como fibras largas o fibras cortas, y que tienen posibilidad de deslizamiento relativo con la matriz. Se comparan los resultados numéricos obtenidos con resultados experimentales disponibles en la bibliografía.

## 1 INTRODUCCIÓN

El uso de materiales de construcción no convencionales, llamados materiales verdes, se está incrementando en la construcción de edificios sustentables (Soto Izquierdo, et al., 2017).

Las fibras naturales, específicamente las vegetales, son una alternativa de refuerzo que tiene ventajas comparadas con las sintéticas, como ser biodegradabilidad, densidad baja, son renovables (Ferreira, et al., 2015), tienen buenas propiedades mecánicas, abundancia, son neutras en emisión de CO<sub>2</sub> y una fuente de ingresos en áreas rurales (Alves Fidelis, et al., 2013). Las fibras vegetales tienen un costo bajo, son las más económicas (Tian, et al., 2016) y alta disponibilidad en países emergentes (Ferreira, et al., 2015) (Soto Izquierdo, et al., 2017). Además son sustentables y de bajo consumo de energía (Ferreira, et al., 2015). En los casos que se quiere obtener un producto de bajo peso las fibras naturales se pueden usar con éxito, además pueden usarse como aislantes térmicos y acústicos (Alves Fidelis, et al., 2013).

Algunas de las desventajas del uso de fibras vegetales como refuerzo en materiales compuestos son la dependencia de la calidad y producción con las condiciones naturales, heterogeneidad de las propiedades asociada a la producción, condiciones de extracción y procesamiento de las fibras y comportamiento hidrófilo que lleva a absorción de agua del compuesto (Alves Fidelis, et al., 2013).

Las fibras vegetales mejoran las propiedades mecánicas del hormigón controlando la propagación y apertura de fisuras, generalmente incrementan la resistencia a tracción, tenacidad y ductilidad de los elementos donde son usadas (Soto Izquierdo, et al., 2017). Se debe tener en cuenta que la alcalinidad de la pasta de cemento Portland, aunque protege a las fibras de acero de la corrosión, afecta a otros tipos de fibras deteriorándolas con el paso del tiempo, como es el caso de las fibras de vidrio y las celulósicas. Hay estudios que buscan aplicaciones para las fibras naturales donde la resistencia no es el requisito más importante (Alves Fidelis, et al., 2013).

Hay pocos trabajos numéricos que simulen el comportamiento de matrices cementíceas reforzadas con fibras vegetales. Soto Izquierdo, et al. 2017 simulan el comportamiento de bloques de hormigón reforzado con fibras de sisal utilizando un modelo de fractura distribuida en el software DIANA y mediante XFEM en Abaqus. En ambos programas modifican el comportamiento de un hormigón tradicional de manera tal que en tracción disipen la misma energía que en un ensayo de tracción del compuesto. Por otra parte Sliseris, et al., 2016 simulan el comportamiento de matriz polimérica o epoxy reforzado con fibras de lino mediante un micromodelo no local.

El presente trabajo es una iniciación a la simulación de compuestos de matriz cementícea reforzados con fibras vegetales. Se busca poder valorar el comportamiento de un compuesto teniendo en cuenta los aportes de cada material y específicamente la forma de trabajo de fibras de sisal.

### 1.1 Fibras naturales

Varios autores han investigado el comportamiento a tracción de las fibras naturales. Como estas generalmente presentan secciones transversales variables e irregulares, esto lleva a errores en la tensión calculada y discrepancias en los valores de resistencia y módulo de Young (Alves Fidelis, et al., 2013). Estos autores relacionan la morfología de las fibras con las propiedades mecánicas mediante análisis de imágenes obtenidas en un microscopio de barrido electrónico. Ensayaron fibras de jute, sisal, curaua, coco y

piasava en tracción directa y la sección transversal se calculó usando las imágenes SEM. Ellos midieron la cantidad de celdas, tamaño de las celdas y el área real y se correlacionó con la resistencia a tracción. En el presente trabajo se utilizó la sección real de fibras de sisal medida por [Alves Fidelis, et al., 2013](#), ver [Tabla 1](#).

Tabla 1. Características algunas fibras naturales ([Alves Fidelis, et al., 2013](#)).

Fibra	Sup. Lumens [ $\mu\text{m}^2$ ]	$\Phi$ Lumen [ $\mu\text{m}$ ]	Fibras- celda	Sup. Real [ $\text{mm}^2$ ]	Sup. Total [ $\text{mm}^2$ ]
Curaua	162	3.5	12	0.003838	0.004
Jute	1014	2.5	26	0.002986	0.004
Sisal	5796	2.6	144	0.017203	0.023

Generalmente las fibras vegetales tienen morfología similar. Están compuestas de muchas fibras-celdas que están formadas por paredes y lumen en estructuras primarias, secundarias y terciarias. Cada fibra celda está unida mediante lamellae media que consiste de lignina y hemicelulosa. Las diferencias entre los tipos de fibras corresponden al número de fibras-celdas, el tamaño de la pared de la celda y la sección transversal de la fibra. Por ello cada fibra presenta características mecánicas y comportamiento diferente ([Alves Fidelis, et al., 2013](#)).

En [Figura 1](#) se muestra el comportamiento tensión deformación de fibras de sisal y de bagazo. Se puede observar que el comportamiento es asimilable a un comportamiento lineal hasta la rotura abrupta de la fibra. Es interesante notar que las fibras naturales presentan una no-linealidad en la región inicial. Esta no linealidad se supone debida al colapso de las celdas primarias débiles y delaminación entre fibras-celdas ([Alves Fidelis, et al., 2013](#)).

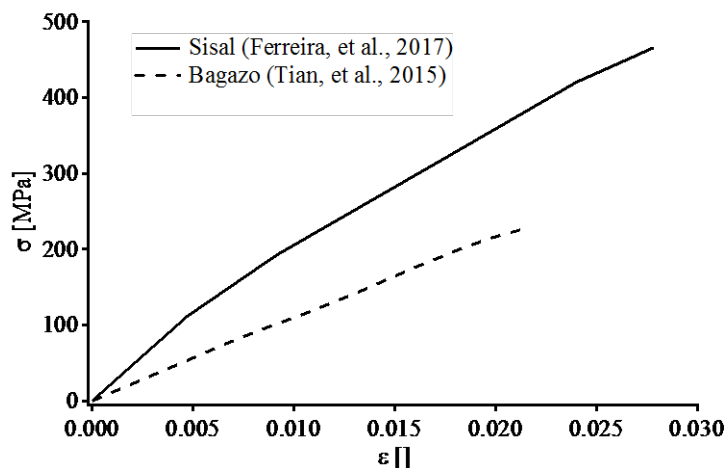


Figura 1. Comportamiento a tracción de fibras naturales.

Las fibras naturales presentan morfología parecida, se diferencian entre ellas por factores como el área interna de lumens, la cantidad de lumens, el número y tamaño de las fibras-celdas, el espesor de las paredes-celdas secundarias y el área transversal real (área total menos área de lumen) ([Alves Fidelis, et al., 2013](#)).

Es más, no solamente la morfología influencia en los resultados de tensión, sino también la composición química. La celulosa es la principal responsable de la resistencia de las fibras. Por ejemplo las fibras de sisal tienen un contenido de celulosa de aproximadamente 73% y las de jute del 65%. Por ello las fibras de sisal deberían tener una resistencia mayor no solamente por sus características morfológicas sino

además por el mayor contenido de celulosa (Alves Fidelis, et al., 2013).

Una característica común de las fibras vegetales es su baja densidad aparente y alta capacidad de absorción de agua debida a los muchos poros permeables que incluyen cavidades y lumen (Soto Izquierdo, et al., 2017). El hormigón reforzado con fibras vegetales tiene mayor cantidad de poros (Soto Izquierdo, et al., 2017).

Adicionalmente a la unión química débil, la alta capacidad de absorción de agua de las fibras naturales provoca expansión volumétrica cuando las fibras se incorporan a la mezcla en fresco y contracción cuando la matriz fragua, esto provoca una pérdida de contacto físico con la matriz. (Ferreira, et al., 2015)

En [Tabla 2](#) se comparan algunas propiedades de fibras naturales y de acero. Se observa que las fibras naturales poseen un módulo de Young menor que el del acero, sin embargo la resistencia de estas no es baja. Otras propiedades que se pueden destacar son la baja densidad y el menor precio que las de acero.

Tabla 2. Propiedades de algunas fibras.

Fibra	E [GPa]	Resistencia [MPa]	Elongación [%]	Densidad [g/cm <sup>3</sup> ]	Referencia	Precio [USD/m <sup>3</sup> ]
Acero	200	220-1100		7.8	(Tian, et al., 2016)	7100-11850
Bagazo	17	290	-	1.25	(Tian, et al., 2016)	
Bagazo	22	350	5.8	0.89	(Sanjay, et al., 2015 )	
Sisal	9-22	400-700	2.0-2.5	1.33-1.5	(Tian, et al., 2016)	750
Sisal	9-24	610-720	2.0-3.0	1.34	(Sanjay, et al., 2015 )	
Sisal	13-22	350-640	3.0-7.0	1.41-1.45	(Alkbir, et al., 2016)	

## 2 MODELOS UTILIZADOS

El mortero reforzado con fibras puede ser considerado como un material compuesto por una matriz de mortero y refuerzo de fibras con distintas orientaciones dispersas en el volumen. Una forma simple de modelar el comportamiento de materiales compuestos es mediante la teoría de mezclas. En este trabajo se utiliza la teoría de mezclas de materiales ortótropos para obtener el comportamiento del mortero con fibras llevando cuenta de lo que ocurre en el mortero y lo que ocurre en las fibras. En particular, se considera la anisotropía y el posible deslizamiento de las fibras cortas de manera simplificada (Luccioni, et al., 2012). Para el caso de las fibras largas se tiene en cuenta el comportamiento del material de las fibras, en este caso sisal, y no se considera que haya deslizamiento relativo entre los materiales componentes.

### 2.1 Material compuesto

La teoría de mezclas de sustancias básicas en su forma clásica (Truesdell & Toupin, 1960) se basa en las siguientes hipótesis:

(i) En cada volumen infinitesimal del compuesto participan el conjunto de sustancias componentes.

(ii) Cada componente contribuye en el comportamiento del compuesto en la misma proporción que su participación volumétrica.

(iii) El volumen ocupado por cada componente es menor que el volumen ocupado por el compuesto.

(iv) Todos los componentes poseen la misma deformación (ecuación de cierre o compatibilidad).

Para pequeñas deformaciones, la última hipótesis se escribe como:

$$\varepsilon_{ij} = (\varepsilon_{ij})_1 = (\varepsilon_{ij})_2 = \dots = (\varepsilon_{ij})_n \quad (1)$$

donde  $\varepsilon_{ij}$  y  $(\varepsilon_{ij})_n$  son los tensores de deformación del conjunto y de la n-ésima componente del material.

Por otro lado, la energía libre por unidad de volumen del compuesto puede escribirse como

$$\Psi(\varepsilon_{ij}, \alpha_i) = \sum_{c=1}^n k_c \Psi_c(\varepsilon_{ij}, \alpha_{ci}) \quad (2)$$

donde  $\Psi_c(\varepsilon_{ij}, \alpha_{ci})$  es la energía libre por unidad de volumen correspondiente a cada una de las n sustancias componentes,  $k_c = dV_c/dV$  su fracción de volumen y  $\alpha_{ci}$  un conjunto de variables internas correspondiente a dicha componente.

La ecuación constitutiva secante puede obtenerse a partir de las relaciones de Coleman que garantizan el cumplimiento de la desigualdad de Clasius Duhem (Lubliner, 1972):

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{kl}, \alpha_k)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n k_c \frac{\partial \Psi_c(\varepsilon_{kl}, \alpha_{kc})}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n k_c (\sigma_{ij})_c \quad (3)$$

donde las tensiones en cada una de las componentes  $(\sigma_{ij})_c$  se obtienen de las ecuaciones constitutivas correspondientes. Para el mortero se utiliza el modelo de daño plástico modificado y para las fibras de sisal un modelo elastoplástico ortótropo en el que se considera el comportamiento de las fibras de manera simplificada.

En este caso se considera al compuesto formado por matriz de mortero y fibras en tres direcciones (x, y, z). No se considera explícitamente la interfaz fibra/matriz. De manera que la ecuación de compatibilidad se escribe como

$$(\varepsilon_{ij})_{MRF} = (\varepsilon_{ij})_{M^0} = (\varepsilon_{ij})_{Fx} = (\varepsilon_{ij})_{Fy} = (\varepsilon_{ij})_{Fz} \quad (4)$$

Pero esta es una condición muy fuerte. Es sabido que el deslizamiento de las fibras respecto de la matriz juega un papel importante en el comportamiento del compuesto. Para tener en cuenta este deslizamiento sin modelar la interfaz, se modifica el modelo de las fibras. Se supone que la deformación total de las fibras está compuesta por la deformación elástica  $(\varepsilon_{ij}^e)_{Fi}$ , una deformación plástica  $(\varepsilon_{ij}^p)_{Fi}$  y la debida al deslizamiento relativo a la matriz  $(\varepsilon_{ij}^s)_{Fi}$ .

$$(\varepsilon_{ij})_{Fi} = (\varepsilon_{ij}^e)_{Fi} + (\varepsilon_{ij}^p)_{Fi} + (\varepsilon_{ij}^s)_{Fi}; i = x, y, z \quad (5)$$

Las dos últimas componentes constituyen la deformación inelástica del conjunto fibra+interfaz. Sólo las dos primeras componentes ocurren estrictamente en las fibras, de manera que la deformación de las fibras mismas no coincide con la de la matriz.

## 2.2 Modelo constitutivo del mortero

Para el mortero se utiliza el modelo de daño plástico modificado (Luccioni & Rougier, 2005) (Rougier & Luccioni, 2007) que permite simular el comportamiento de materiales friccionales del tipo hormigón sometidos a altos niveles de confinamiento.

Es un modelo que deriva de una generalización de la teoría clásica de la plasticidad (Oller, 1988) (Lubliner, et al., 1989) (Luccioni, et al., 1996). El límite del comportamiento elástico se describe a través de una función de fluencia:

$$F(\sigma_{ij}; \kappa^p) = f(\sigma_{ij}) - K(\sigma_{ij}; \kappa^p) \leq 0 \quad (6)$$

donde  $f(\sigma_{ij})$  es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones.  $K(\sigma_{ij}; \kappa^p)$  es el umbral de fluencia y  $\kappa^p$  es la variable de daño plástico o variable de endurecimiento isótropo. En este trabajo se utiliza el criterio de Lubliner-Oller modificado (Luccioni & Rougier, 2005)

Se define la siguiente regla de evolución para las deformaciones plásticas:

$$\varepsilon_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G(\sigma_{mn}; \kappa^p)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (7)$$

donde  $\dot{\lambda}$  es el factor de consistencia plástica y  $G$  la función de potencial.

La variable de endurecimiento plástico  $\kappa^p$  se obtiene normalizando la energía disipada en el proceso plástico a la unidad y varía entre 0 para el material virgen y 1 cuando se ha disipado plásticamente la totalidad de la energía que el material es capaz de disipar de esta forma. La regla de evolución de la variable de endurecimiento plástico tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tracción y compresión y permite simular adecuadamente la disipación de energía en compresión triaxial de materiales como el hormigón (Oller, 2001) (Rougier & Luccioni, 2007)

$$\dot{\kappa}^p = \left[ \frac{r}{g_f^{*p}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*p}} \right] \sigma_{ij} \varepsilon_{ij}^p \quad (8)$$

donde:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \geq 0 \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad (9)$$

$\sigma_i$ : son las tensiones principales

$$g_f^{*p} = \left( \frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{op}}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} g_f^p \quad g_c^{*p} = \left( \frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} g_c^p \quad (10)$$

$$H(-r) \begin{cases} = 0 & \text{if } r > 0 \\ = 1 & \text{if } r = 0 \end{cases}$$

$R^{op}$  es la relación entre los umbrales de fluencia en compresión uniaxial y en tracción uniaxial,  $g_f^p$  y  $g_c^p$  son las máximas densidades de energía disipadas por el

proceso plástico en tracción uniaxial y compresión uniaxial respectivamente.

Estas energías pueden ser evaluadas como:

$$g_f^p = \frac{G_f}{l_c} \quad y \quad g_c^p = \frac{G_c}{l_c} \quad (11)$$

Donde  $G_f$  y  $G_c$  son las energías de fractura y aplastamiento respectivamente y  $l_c$  es un parámetro externo que depende del tamaño característico de la malla de elementos finitos y se introduce para obtener objetividad de la respuesta del sólido respecto del tamaño de la malla.

Se utiliza la siguiente regla de evolución para el umbral de fluencia equivalente:

$$K(\sigma_{ij}, \kappa^p) = r\sigma_t(\kappa^p) + (1 - r)\sigma_c(\kappa^p) \quad (12)$$

Donde  $\sigma_t(\kappa^p)$  y  $\sigma_c(\kappa^p)$  representan la evolución de los umbrales de fluencia en ensayos de tracción y compresión uniaxial respectivamente.

Las condiciones de carga/descarga se derivan de las relaciones de Kuhn-Tucker formuladas para problemas con restricciones unilaterales:

$$\dot{\lambda} \geq 0 \quad F^p \leq 0 \quad \dot{\lambda}F^p = 0 \quad (13)$$

### 2.3 Modelo constitutivo de las fibras cortas

Una forma de simular aproximadamente el comportamiento del mortero con fibras utilizando la teoría de mezclas es modificar las ecuaciones constitutivas de las fibras (Oller, 2001) (Car, 2000) (Car, et al., 2000) (Luccioni & López, 2002) (Luccioni, et al., 2005) (Isla Calderón & Luccioni, 2008) (Luccioni, et al., 2012). Teniendo en cuenta que en este caso las fibras se deslizan antes de romper, se reduce la tensión de fluencia en la dirección axial de las fibras. De esta manera, el umbral de plasticidad en esta dirección representa, en realidad, el umbral de deslizamiento de las fibras respecto del mortero. El endurecimiento en esa dirección depende de los distintos mecanismos que se desarrollan en el proceso de arrancamiento.

Partiendo de las consideraciones anteriores, para las fibras de sisal se utiliza un modelo elastoplástico para materiales ortótropos. De esta manera, se pueden tener en cuenta, no sólo la ortotropía elástica propia de la geometría de la fibra que sólo contribuye a resistir tensiones en la dirección axial, sino también la ortotropía en los umbrales de comportamiento inelástico que surge cuando se introduce el umbral de deslizamiento, menor a la tensión de rotura, en la dirección axial de las fibras.

Para considerar la ortotropía el modelo parte de la hipótesis de que existen dos espacios (Betten, 1988) (Luccioni, et al., 1996): un espacio anisótropo real y un espacio ficticio isótropo. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio lo que permite utilizar modelos elastoplásticos y de daño desarrollados para materiales isótropos.

Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados mediante una transformación lineal definida mediante un tensor de cuarto orden que mapea las tensiones y depende de la ortotropía material. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio y luego los resultados son mapeados al espacio ortótropo actual. Para definir el umbral de deslizamiento y flujo de deslizamiento de las fibras se utilizó el criterio de von Mises en el espacio isótropo ficticio. Para especificar el endurecimiento de las fibras en la dirección axial se utilizaron curvas carga-desplazamiento obtenidas de



ensayos de extracción de fibras.

## 2.4 Modelo constitutivo de las fibras largas

En el caso de considerar fibras largas se supone que se cumple la condición de compatibilidad de deformaciones. Como simplificación en este caso se toma un comportamiento elástico lineal hasta la rotura de las fibras de sisal. Este comportamiento supuesto admite que la longitud de las fibras es mayor a la que permitiría el deslizamiento dentro de la matriz.

## 3 PROPIEDADES DE LOS MATERIALES

### 3.1 Matriz cementicea

La [Tabla 3](#) condensa las propiedades de la matriz de mortero cementiceo utilizadas en las simulaciones. Estas fueron calibradas del ensayo de mortero simple y extraídas de los ensayos experimentales.

Tabla 3. Propiedades del mortero simple.

Propiedades	Mortero
Módulo de elasticidad $E$ [MPa]	15000
Coefficiente de Poisson $\nu$	0.19
Resistencia última a compresión $\sigma_{uc}$ [MPa]	29.0
Umbral fluencia uniaxial en comp. $\sigma_{fc}$ [MPa]	22.0
Relación de resistencia inicial (comp./trac.) $R^{0p}$	6.0
Relación resistencia (equibiaxial/uniaxial) compresión $R^{bc}$	1.16
Parámetro controlador del plano octahédrico ( <a href="#">Luccioni &amp; Rougier, 2005</a> ) $\gamma$	3.0
Variable de endurecimiento plástico para la tensión pico en compresión $\kappa_{comp}^p$	0.15
Energía de fractura $G_f$ [MPa.mm]	0.07
Energía de aplastamiento $G_c$ [MPa.mm]	5.0

### 3.2 Fibras de sisal

Las propiedades mecánicas de las fibras largas de sisal se muestran en [Tabla 4](#).



Tabla 4. Propiedades de las fibras de Sisal.

Propiedades	Sisal
Módulo de elasticidad $E_{xx}$ [MPa]	18000
Coeficiente de Poisson $\nu_{xy} = \nu_{xz} = \nu_{zy} = \nu_{yz}$	0.19
Módulo de elasticidad $E_{yy} = E_{zz}$ [MPa]	18
Coeficiente de Poisson $\nu_{yx} = \nu_{zx}$	0.0019
Tensión umbral de fluencia $\sigma_{fx}$ [MPa]	466

x es la dirección axial de las fibras

Para definir el comportamiento de endurecimiento de las fibras cortas en la dirección axial se usaron ensayos de extracción de fibras de Ferreira, et al., 2015. La resistencia a compresión de la matriz era de 31MPa (Ferreira, et al., 2015). En Figura 2 se muestran gráficos carga-desplazamiento de ensayos de extracción de fibras con longitud embebida  $l = 10\text{mm}$ . Estas curvas corresponden a 10 ensayos de Ferreira, et al., 2015, se muestra además la respuesta promedio y una simplificación de la respuesta promedio adoptada para simular el comportamiento de fibras cortas. Para calcular la tensión se utilizó el área real de fibras de sisal dado por Alves Fidelis, et al., 2013.

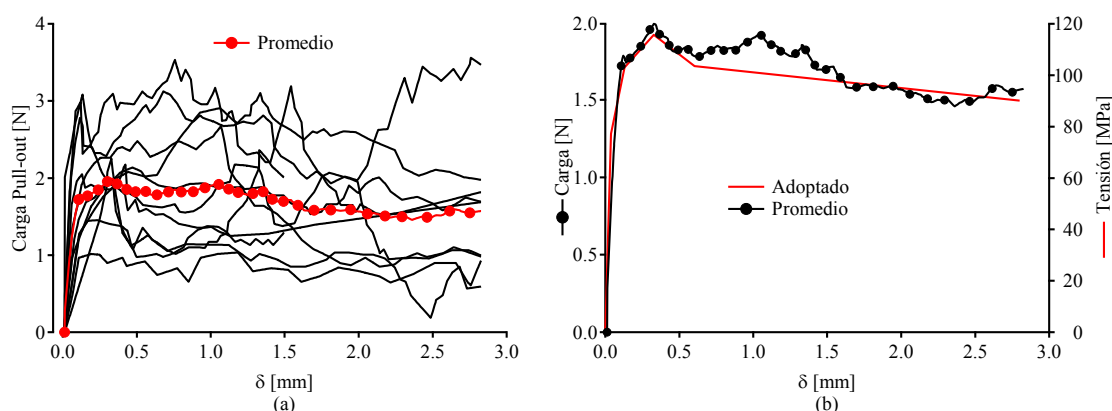


Figura 2. (a) Ensayos pull-out experimentales (Ferreira, et al., 2015) 10mm longitud embebida. (b) Simplificación usada numericamente.

Ferreira, et al., 2015 realizaron pull-out con otras longitudes embebidas. En el presente trabajo se optó por la longitud embebida de 10mm ya que la longitud de las fibras del ensayo de Pereira, et al., 2015 era de 25mm y se supone que desliza menos de la mitad de la longitud total. Para fibras de sisal con 5 y 10mm de longitud embebida Ferreira, et al., 2015 observan un comportamiento que describen como de fricción ideal. Para las fibras de 25mm de longitud embebida las curvas muestran cierta disminución de carga después del pico y luego mantienen carga. Cuando la longitud embebida es de 50mm las fibras de sisal se rompen. Este último caso correspondería al comportamiento supuesto como fibras largas.

#### 4 EJEMPLOS NUMÉRICOS

Se reproducen los ensayos realizados por Pereira, et al., 2015. Ellos ensayaron vigas de mortero simple y mortero reforzado con fibras de sisal de 25mm en un 3% en peso de cemento combinado con arena. Las fibras tenían un peso específico de  $9.1\text{kN/m}^3$  y

propiedades mecánicas medias de resistencia a tracción 400MPa, 4% de elongación final y módulo de elasticidad de 18GPa. En estado endurecido las probetas de mortero reforzado tenían una proporción volumétrica de 0.081. Se supuso que en la dirección del eje de las vigas había una proporción de 0.03.

La resistencia a la fractura de los morteros fue evaluada mediante el ensayo de prismas (50x50x300mm) entallados sometidos a flexión de tres puntos con 270mm de luz. La profundidad de la entalla era de 25mm. En ensayos a compresión el mortero simple tenía una resistencia de  $28 \pm 1$ MPa.

Pereira, et al., 2015 comprobaron que la forma de fractura de los especímenes reforzados con fibras solicitados a flexión estaba dominada por mecanismos de pull-out o arrancamiento (Pereira, et al., 2015).

La viga prismática se modeló mediante la malla estructurada de elementos finitos 2D que se muestra en Figura 3. Se utilizaron 696 elementos rectangulares con cuatro nodos y cuatro puntos de Gauss en estado plano de tensiones.

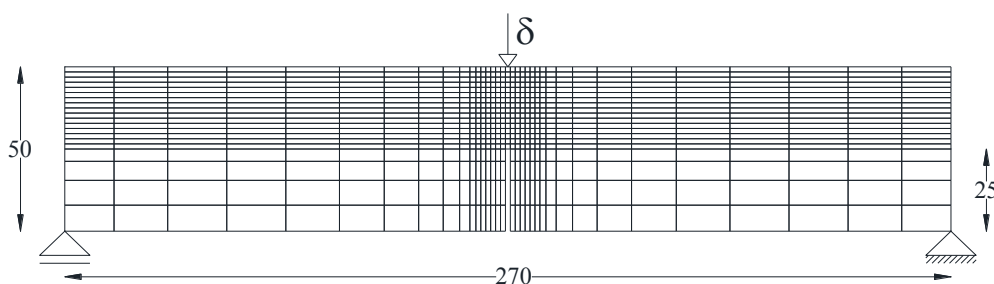


Figura 3. Malla de elementos finitos.

La Figura 4 compara la respuesta carga desplazamiento y muestra un ajuste razonable para la viga de mortero simple. Se destaca que la comparación está hecha sobre una sola viga experimental.

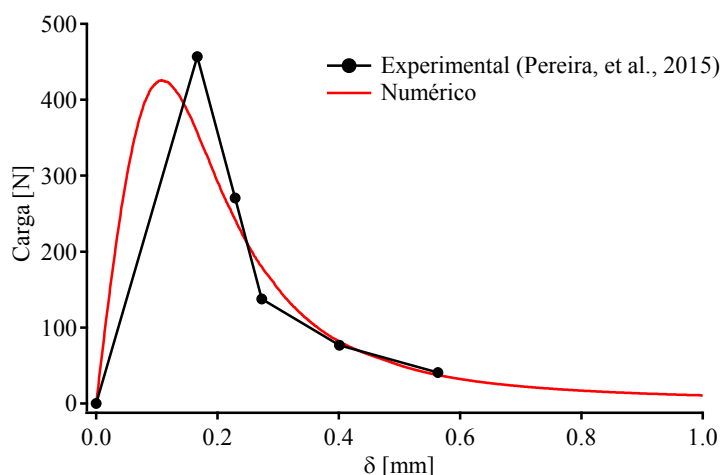


Figura 4. Comparación Numérica vs Experimental mortero simple.

En Figura 5 se compara la respuesta carga desplazamiento para una viga de mortero reforzado con fibras. Se observa que la simulación numérica que considera fibras cortas queda levemente por debajo del ensayo experimental. No se dispone de ensayos que hayan usado fibras de sisal largas. Para este caso la simulación numérica muestra una respuesta que es capaz de soportar mayor carga; sin embargo el comportamiento del

material de las fibras de sisal no muestra la tenacidad que sí se logra con las fibras cortas.

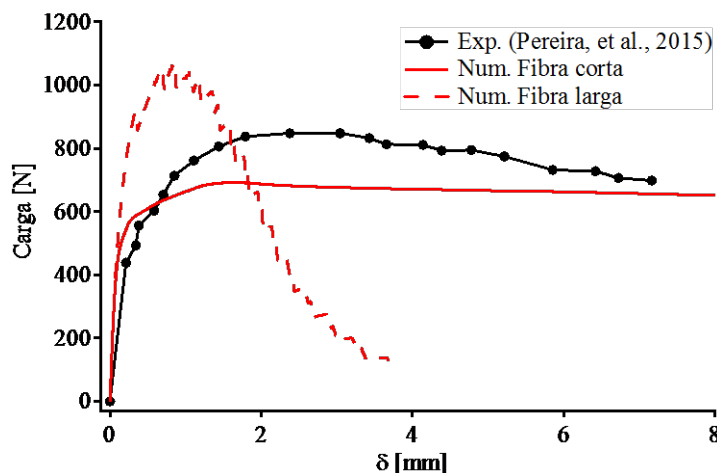


Figura 5. Comparación resultados numéricos y experimentales mortero reforzado con fibras de sisal.

## 5 CONCLUSIONES

En el presente trabajo se simula el comportamiento de vigas de mortero cementicio reforzado con fibras de sisal. Para caracterizar los materiales se utilizaron ensayos disponibles en la bibliografía. Se modelaron las fibras suponiendo dos comportamientos, uno como fibras cortas que son arrancadas de la matriz y otro como fibras largas que están muy bien ancladas a la matriz y son capaces de aportar al compuesto el total de su resistencia pues rompen antes de ser arrancadas.

La forma de representar el comportamiento de las fibras cortas permite reproducir acertadamente los resultados experimentales.

Al comparar el comportamiento del compuesto reforzado con fibras largas con el reforzado con fibras cortas se observa que en el primer caso el compuesto presenta mayor capacidad de carga con un ablandamiento pronunciado mientras que en el segundo hay una menor capacidad de carga pero mayor ductilidad debida al deslizamiento de las fibras.

Se debería corroborar mediante resultados experimentales el comportamiento supuesto para fibras largas.

## REFERENCIAS

- Alkbir, M. F., Sapuan, S. M., Nuraini, A. A., Ishak, M. R. Fibre properties and crashworthiness parameters of natural fibre-reinforced composite structure: A literature review. *Composite Structures*, Volume 148, p. 59–73, 2016.
- Alves Fidelis, M. E, Castro Pereira M. E., Vitorino T., Gomes M., Silva O. da Fonseca; Dias Toledo, R. F. The effect of fiber morphology on the tensile strength of natural fibers. *J Mater Res Technol*, 2(2), p. 149–157, 2013.
- Betten, J. Application of tensor functions to the formulation of yield criteria for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, Issue 4, pp. 29-46, 1988.
- Car, E. Modelo Constitutivo para el Estudio del Comportamiento Mecánico de los Materiales Compuestos. Barcelona: *Universidad Politécnica de Cataluña - Departamento de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería*, 2000.

- Car, E., Oller, S., Oñate, E. An Anisotropic Elasto Plastic Constitutive Model for Large Strain Analysis of Fiber Reinforced Composite Materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 185(2-4), pp. 245-277, 2000.
- Ferreira, S. R., Silva, F. d. A., Lopes Lima, P. R., Dias Toledo, R. Effect of fiber treatments on the sisal fiber properties and fiber-matrix bond in cement based systems. *Construction and Building Materials*, Volumen 101, p. 730-740, 2015.
- Isla Calderón, A., Luccioni, B. Modelo para hormigones reforzados con fibras. *ENIEF* 2008, 2008.
- Lubliner, J. On the Thermodynamic Foundations of Non-Linear Mechanics. *Int. Journal Non Linear Mechanics*, Volume 7, pp. 237-254, 1972.
- Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S., Oñate, E. A plastic damage model for concrete. *Int. J. Solids Struct.* 3(25), pp. 299-326, 1989.
- Luccioni, B., López, D. E. Modelo para materiales compuestos con deslizamiento de fibras. Análisis y cálculo de estructuras de materiales compuestos, Junio. pp. 411-431, 2002.
- Luccioni, B. M., López, D. E., Danesi, R. F. Bond-Slip in Reinforced Concrete Elements. *Journal of structural engineering*, november, 131(11), pp. 1690-1698, 2005.
- Luccioni, B., Oller, S., Danesi, R. Coupled plastic damage model. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Issue 129, pp. 81-89, 1996.
- Luccioni, B., Rougier, V. A plastic damage approach for confined concrete. *Computer, Structures*, Issue 83, pp. 2238-2256, 2005.
- Luccioni, B. et al. A simple approach to model SFRC. *Construction, Building Materials*, 37, 111-124, 2012.
- Oller, S. Un modelo de Daño Continuo para materiales Friccionales, Ph.D. Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Técnica Superior D'Enginyers de Camins, Canals I Ports, 1988.
- Oller, S. Fractura mecánica, Un enfoque global.. s.l.:CIMNE - Edicions UPC, Barcelona, 2001.
- Oller, S., Oliver, J., Lubliner, J., Oñate, E. Un Modelo Constitutivo de Daño Plástico Para Materiales Friccionales: Parte I, Variables Fundamentales, Funciones de Fluencia y Potencial. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para el Cálculo y diseño en Ingeniería*, 4(4), pp. 397-431, 1988.
- Pereira, M. V., Fujiyama, R., Darwish, F., Alves, G. T. On the Strengthening of Cement Mortar by Natural Fibers. *Materials Research*, 18(1), pp. 177-183, 2015.
- Rougier, V. C., Luccioni, B. M. Numerical assessment of frp retrofitting systems for reinforced concrete elements. *Engineering Structures*, Issue 29, pp. 1664-1675, 2007.
- Sanjay, M. R., Arpitha, G. R., Yogesha, B. Study on Mechanical Properties of Natural - Glass Fibre Reinforced Polymer Hybrid Composites: A Review. *Materials Today: Proceedings*, Volume 2, p. 2959 – 2967, 2015.
- Sliseris, J., Yan, L., Kasal, B. Numerical modelling of flax short fibre reinforced and clax fibre fabric reinforced polymer composites. *Composites Part B*, pp. 143-154, 2016.
- Soto Izquierdo, I., Soto Izquierdo, O., Ramalho, M. A., Taliércio, A. Sisal fiber reinforced hollow concrete blocks for structural applications: Testing and modeling. *Construction and Building Materials*, Volume 151, p. 98-112, 2017.
- Tian, H., Zhang, Y. X., Yang, C., Ding, Y. Recent advances in experimental studies of the mechanical behaviour of natural fibre-reinforced cementitious composites. *Structural Concrete*, Volume 4, pp. 564-575, 2016.
- Truesdell, C., Toupin, R. *The classical field theories*. Handbuch der Physik, 1960.